

특성 길이를 이용한 평직 복합재 볼트 체결부의 강도 예측

박승범 · 변준형* · 안국찬†**

부산대학교 기계기술연구소 · *한국기계연구원 복합재료그룹 · **진주산업대학교 자동차공학과, RAIRC
(2003. 6. 9. 접수 / 2003. 12. 3. 채택)

Strength Prediction of Bolted Woven Composite Joint Using Characteristic Length

Seung-Bum Park · Joon-Hyung Byun* · Kook-Chan Ahn†**

Research Institute of Mechanical Technology, Pusan National University

*Composite Materials Group, Korea Institute of Machinery and Materials

**Department of Automotive Engineering, RAIRC, Jinju National University

(Received June 9, 2003 / Accepted December 3, 2003)

Abstract : A study on predicting the joint strength of mechanically fastened woven glass/epoxy composite has been performed. An experimental and numerical study were carried out to determine the characteristic length and joint strength of composite joint. The characteristic lengths for tension and compression were determined from the tensile and compressive test with a hole respectively. The characteristic lengths were evaluated by applying the point stress failure criterion to a specimen containing a hole at the center subjected to tensile loading and a specimen containing a half circular notch at the center subjected to compressive load. The joint strength was evaluated by the Tsai-Wu and Yamada-Sun failure criterion on the characteristic curve. The predicted results of the joint strength were compared with experimental results.

Key Words : woven composite, joint strength, characteristic length, failure criterion

1. 서 론

복합재료는 기존의 금속재료에 비해 무게에 대한 높은 비강성 및 비강도로 인하여 구조물의 경량화가 가능하고 섬유 배열 방향에 따른 이방성으로 인하여 항공 우주 산업, 스포츠 용품, 자동차 산업 등에 응용이 다변화되고 있다¹⁾. 복합재를 응용한 기계 구조물은 복합재와 복합재 또는 금속 부품이 서로 결합되어 전체 구조를 형성하게 된다. 하중을 받는 복합재 구조물의 효율성은 구조물 자체뿐만 아니라 복합재료의 결합부에 의하여 결정되는 경우가 많기 때문에 복합재료의 접합 방법의 선택 및 설계는 매우 중요하다.

형상과 크기가 다양한 복합재 구조물을 일체화하는 접합 방법에는 볼트 또는 리벳에 의한 기계적 접

합(mechanical joint)과 접착제에 의한 접합(adhesive joint)이 있다²⁾. 기계적 접합은 피접합물의 파괴없이 분해 조립 및 검사 보수가 용이하다는 장점을 지니고 있으나, 피접합물에 원공의 가공에 의하여 보강 섬유의 연속성이 파괴되고 원공 주위에 응력 집중 현상이 발생하는 단점이 있다. 기계적 접합에 의한 복합재 구조물의 설계시에 높은 응력 계수를 고려한 과도 설계의 경향이 발생하기 때문에 복합재 체결부의 정확한 강도의 평가가 요구된다.

기계적 접합에 의한 체결부의 강도를 평가하기 위한 연구가 활발히 진행되고 있으며^{3,4)}, 가장 대표적인 평가 방법으로는 파괴 이론(failure theories)과 2-변수 모델(two-parameter models)을 조합한 방법이 있다. 응력 집중 현상이 발생하는 체결부의 파괴를 판정하기 위하여 원공 선단에서 일정한 거리만큼 떨어진 지점에 대하여 파괴를 평가하며, 이 일정한 거리를 특성 길이(characteristic length)라고 한다. 특

† To whom correspondence should be addressed.
kcahn@jinju.ac.kr

성 길이 개념을 확장한 특성 곡선(characteristic curve)상에서 복합재의 파괴 이론을 적용하여 체결부의 강도를 평가하는 방법이다.

본 논문에서는 평직 유리/에폭시 적층복합재의 체결부 강도에 대한 연구를 수행하였다. 실험과 수치해석을 연계시켜 체결부의 강도를 구하는 특성길이를 이용한 방법을 사용하였다. 이를 위하여 원공을 가지는 인장 시편 및 압축 시편을 제작하여 인장 및 압축 시험을 행하였으며, 유한요소해석에 의한 응력해석을 수행하여 각각의 특성길이를 구하였다. 특성곡선상에 위치한 지점에서 복합재 파손이론을 적용하여 복합재 체결부의 강도를 유한요소해석으로부터 구하고 실험 결과와 비교 검토하였다.

2. 조인트 강도 예측 방법

2.1. 특성 곡선

볼트와 같은 기계적 체결에 의한 복합재 조인트가 하중을 받는 경우에 원공 주위에서는 응력 집중 현상이 발생하여 원공의 선단에서는 다른 지점에 비하여 매우 큰 응력이 발생하게 된다. 이와 같은 응력 집중 현상이 발생하는 경우에 파손을 평가하는 방법으로서 점응력설(point stress criterion)이 있다⁵⁾. 점응력설은 Fig. 1과 같이 노치(notch)의 선단에서 임의의 거리에 위치한 지점에서의 응력값이 노치가 없는 복합재의 강도값에 도달하면 파괴가 발생한다고 가정한다. 노치 선단에서 파괴 평가 지점까지의 거리를 특성 길이이라 한다.

볼트 체결부에서의 응력 상태는 폭 방향의 단면에서는 인장 응력이 지배적이고 선단 방향의 단면에서는 압축 응력이 지배적이기 때문에 인장과 압축 모드에 대하여 개별적으로 파괴를 판정할 수 있는 지점이 필요하다. 따라서 Fig. 2와 같이 인장 응

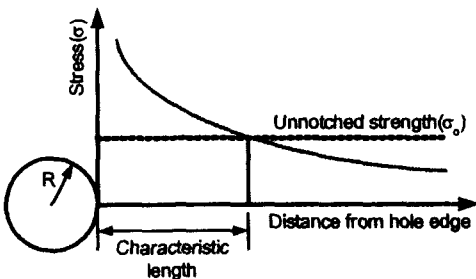


Fig. 1. Description of point stress criterion

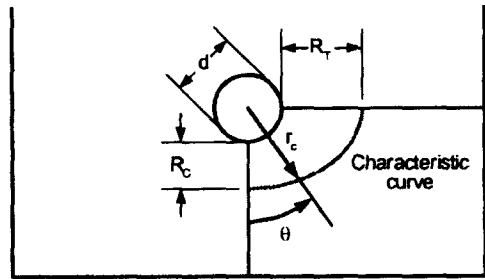


Fig. 2. Description of characteristic curve

력이 지배적인 폭 방향으로의 인장 특성 길이(characteristic length for tension: RT)의 지점에서 파괴를 판정하고, 압축 응력이 지배적인 선단 방향으로의 압축 특성 길이(characteristic length for compression: RC)의 지점에서 파괴를 판정한다. 그리고 두 지점 사이에서는 식 (1)과 같이 두 특성 길이 지점을 조합한 지점에서 파괴 여부를 판정한다.

$$r_c(\theta) = \frac{d}{2} + R_r + (R_c - R_r) \cos \theta \quad (1)$$

이러한 파괴 판정 지점들을 연결하면 Fig. 2와 같은 특성 곡선으로 표현되며, 복합재 체결부의 파괴 여부는 특성 곡선상에 있는 지점들에서 판정한다.

특성 곡선상에서 파괴가 판정되는 지점의 위치에 따라 조인트의 파괴 형태가 결정되며, 원공의 중심에서 파괴가 발생한 지점의 각도에 따라 다음과 같은 형태의 조인트 파괴 모드⁶⁾가 발생한다고 평가한다.

- $0^\circ < \theta_r < 15^\circ$: Bearing Failure
- $30^\circ < \theta_r < 60^\circ$: Shear-Out Failure
- $75^\circ < \theta_r < 90^\circ$: Net-Tension Failure

2.2. 복합재 파괴 판정식

특성 곡선상에 있는 지점에서 복합재의 파괴를 판정하기 위해서는 적절한 파괴 판정식의 적용이 필요하다. 본 연구에서는 Tsai-Wu의 파괴판정식과 Yamada-Sun의 파괴판정식을 사용하여 결과를 비교하였다.

Tsai-Wu의 판정식⁷⁾은 식(3)의 파괴 판정값을 계산하여 체결부의 파괴를 평가한다.

$$F_i \sigma_i + F_{ij} \sigma_i \sigma_j = 1 \quad (i, j = 1, 2, 6) \quad (3)$$

여기서, F_i, F_{ij} 는 강도 텐서(strength tensor)이고, σ_i 는 응력성분이다.

Yamada-Sun의 판정식^{8,9)}은 식 (4)의 파괴 판정값을 계산하여 체결부의 파괴를 평가한다.

$$\left(\frac{\sigma_1}{X}\right)^2 + \left(\frac{\tau_{12}}{S}\right)^2 = e^2 \quad (4)$$

여기서, X는 섬유방향인 warp 또는 fill 방향의 인장강도(tensile strength) 또는 압축 강도(compressive stress)이고, S는 전단강도(shear strength)이다. 파괴지수(failure index)가 임계치 1에 도달하면 파괴가 발생한다고 가정한다.

3. 시편 및 실험

3.1. 재료

본 연구에서 사용한 복합재료는 평직 유리/에폭시 적층복합재(woven glass/epoxy)이며, 재료의 물성치는 Table 1에 나타내었다.

시편은 진공백 성형(autoclave vacuum bag molding process)으로 제작하였으며, $[(\pm 45)/(0/90)]_{2S}$ 의 적층배열로서 두께는 4.8mm이다. 성형된 적층판 시편의 기초 물성은 Table 2에 나타내었다.

3.2. 인장 시험

인장 특성 길이를 구하기 위한 인장 시험에서 시편의 치수는 폭 $w=38.1\text{mm}$, 길이 $L=101.6\text{mm}$ 이며, 중앙에 직경 $d=6.35\text{mm}$ 의 원공을 가공하였다.

Table 1. Properties of woven glass/epoxy prepreg

Young's Modulus, $E_1=E_2$	23.78 GPa
Shear Modulus, G_{12}	4.195 GPa
Poisson's Ratio, ν_{12}	0.046
Tensile Strength, $X_T=Y_T$	649.6 MPa
Compressive Strength, $X_C=Y_C$	298.5 MPa
Shear Strength, S	80.07 MPa

Table 2. Properties of $[(\pm 45)/(0/90)]_{2S}$ laminate

Young's Modulus, E	17.59 GPa
Shear Modulus, G	7.78 GPa
Poisson's Ratio, ν	0.231
Tensile Strength, X_T	333.5 MPa
Compressive Strength, X_C	232.4 MPa

시험은 만능시험기인 INSTRON 4206에서 행하였으며, 크로스헤드를 1mm/min의 속도로 시편에 인장하중을 가하였다. 시험은 6개의 시편에 대하여 실시하였으며, 대표적인 하중-변위 선도는 Fig. 4에 나타내었다.

시편이 인장하중에 의하여 파괴되는 하중의 크기는 평균 2680.5kg이다. 시험에서 구한 이 파괴하중을 인장 특성 길이를 구하기 위한 유한요소해석의 입력하중으로 사용하였다.

3.3. 압축 시험

압축 특성 길이를 구하기 위한 압축 시험에서 시편의 치수는 폭 $w=38.1\text{mm}$, 선단길이 $e=19.05\text{mm}$ 이며, 중앙 상부에 직경 $d=6.35\text{mm}$ 의 반 원공을 가공하였다.

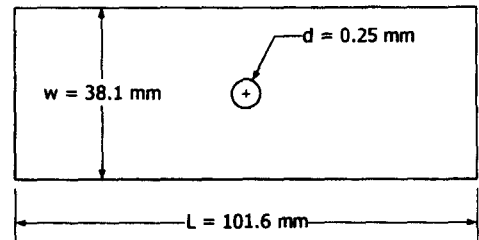


Fig. 3. Configuration of tensile specimen with a hole

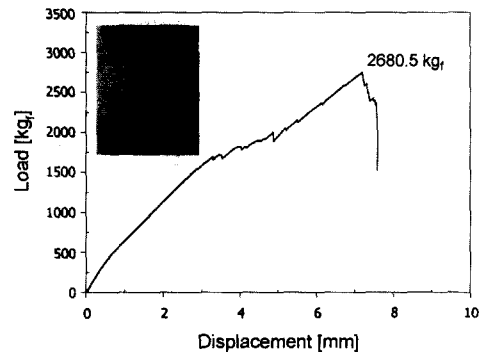


Fig. 4. Load-displacement curve of tension

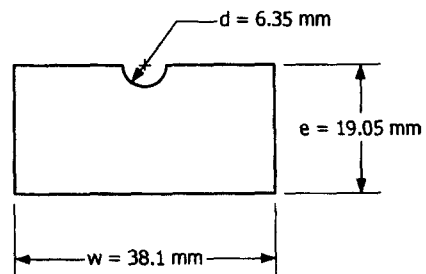


Fig. 5. Configuration of compressive specimen with a hole

시험은 시편의 하단을 바닥에 지지한 상태에서 반 원공 위에 체결에 사용하는 직경 6.35mm의 볼트를 위치시키고 압축하중을 가하였다. 시험은 만능시험기인 INSTRON 4206에서 행하였으며, 크로스헤드를 1mm/min의 속도로 시편에 압축하중을 가하였다. 시편의 시험은 6 개의 시편에 대하여 실시하였으며, 대표적인 하중-변위 선도는 Fig. 6에 나타내었으며, 시편이 압축하중에 의하여 파괴되는 하중의 크기는 평균 1246kg이다. 시험에서 구한 이 파괴하중을 압축 특성 길이를 구하기 위한 유한요소해석의 입력 하중으로 사용하였다.

3.4. 조인트 강도 시험

조인트 강도 시험은 원공의 직경이 6.35mm이며, 폭은 38.1mm, 선단길이 19.05mm이다.

시편에 굽힘모멘트의 작용을 방지하기 위하여 2중 겹치기 이음의 시험치구를 사용하였으며, 시편의 원공에 직경 6.35mm의 체결 볼트를 장착하였다. 시험은 만능시험기인 INSTRON 4206에서 행하였으며, 크로스헤드를 1mm/min의 속도로 시편에 베어링하중을 가하였다. 시험은 6개의 시편에 대하여 실시하였으며, 대표적인 하중-변위 선도는 Fig. 8에 나타내었다.

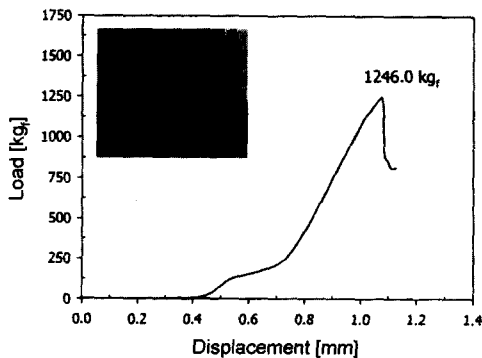


Fig. 6. Load-displacement curve of compression

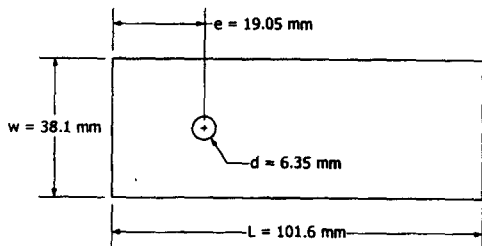


Fig. 7. Configuration of joint specimen

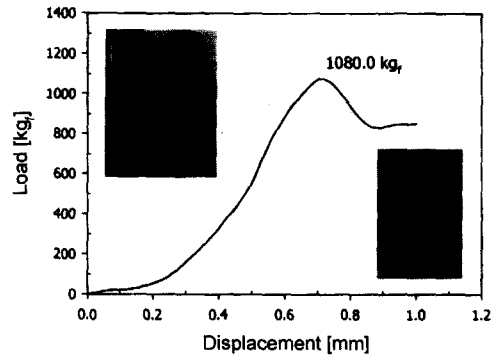


Fig. 8. Load-displacement curve of joint strength test

시편이 볼트에 의한 베어링하중에 의하여 파괴되는 하중의 크기는 평균 1080kg이며, 원공의 투영면적으로 나눈 조인트 강도값은 350.0MPa이다. 시험에서 얻은 이 결과를 유한요소해석에 의하여 구한 예측 결과와 비교하였다. 그리고 시편은 볼트의 압축 하중에 의하여 베어링 형태의 파괴가 발생하였다.

4. 조인트 강도 예측

조인트의 강도를 평가하기 위하여 유한요소해석을 수행하였으며, 본 연구에서는 상용구조해석 프로그램인 ABAQUS¹⁰⁾를 사용하였다. 해석은 복합재의 두께방향 층간응력을 무시한 2차원 해석을 하였으며, 볼트와 시편의 비선형 접촉해석을 위하여 2차원 평면응력 연속체 요소인 CPS8R 요소를 사용하였다.

4.1. 인장 특성 길이 해석

내부에 원공에 의하여 응력집중 현상이 발생하는 복합재의 인장 파손을 판정하기 위한 평가 지점인 인장 특성 길이를 구하기 위하여 유한요소해석에 의한 응력해석을 행하였다. 시편의 형상이 좌우 및 상하 대칭이며, 대칭의 적층배열이므로 Fig. 9와 같이 1/4 영역을 모델링하였다. 응력집중이 예상되는 원공 주위에서는 다른 부분에 비하여 미세한 크기의 요소로 조밀하게 분할하였다.

변위 경계조건으로서 대칭면에 위치한 절점(node)에서는 대칭면에 수직한 방향의 이동변위성분과 대칭면에 평행한 방향의 회전변위성분을 구속하였다. 그리고 하중 경계조건은 끝단에 위치한 절점에 부여하였으며, 인장 특성 길이 시험에서 얻은 2680.5 kg의 파괴하중을 입력하였다.

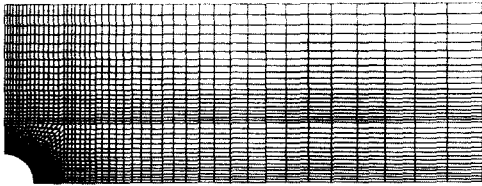


Fig. 9. Finite element model for tension

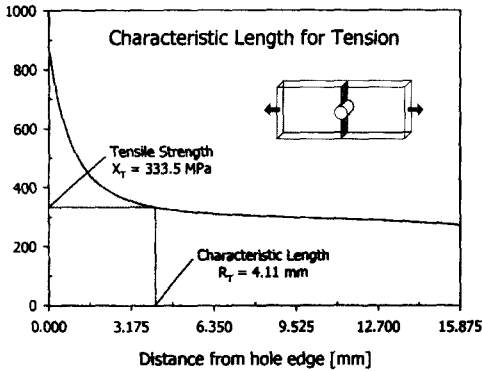


Fig. 10. Tensile stress and characteristic length for tension

평직 적층복합재는 직교이방성을 가지나 특성길이를 구하기 위한 응력해석에서는 준등방성인 등가의 단일 단층(layer)으로 가정하여 해석하며, $[(\pm 45)/(0/90)]_{2s}$ 적층판의 물성은 재료시험을 실시하여 구하였으며, Table 2에 나타내었다.

유한요소해석에 의하여 인장하중에 의한 응력성분들을 구하였으며, 인장 특성길이를 구하기 위해서 필요한 응력성분은 하중 작용 방향인 길이 방향의 응력성분이다. 원공 선단에서 폭방향으로 향하는 지점들에서 길이 방향의 인장 응력을 추출하여 그 분포를 Fig. 10에 나타내었다. 결과에서 보는 바와 같이 응력집중으로 인하여 원공 선단에서 최대의 응력이 발생하며 선단에서 벗어날수록 응력의 크기가 감소한다.

각 지점에서의 응력값 가운데 적층판의 인장시험에서 구한 Table 2의 인장강도 333.5MPa과 일치하는 응력이 존재하며, 그 위치는 그림에 나타난 바와 같이 선단에서 4.11mm 위치한 지점이다. 따라서 이 지점을 원공이 존재하는 적층복합재의 인장파괴를 판정하는 평가 지점으로 정의하며, 선단에서의 거리 가 인장 특성 길이이다.

4.2. 압축 특성 길이 해석

내부의 원공에 의하여 응력집중 현상이 발생하는

복합재의 압축 파손을 판정하기 위한 평가지점인 압축 특성 길이를 구하기 위하여 유한요소해석에 의한 응력해석을 행하였다. 시편의 형상이 좌우 대칭이며, 대칭의 적층배열이므로 Fig. 11과 같이 1/2 영역을 모델링하였다. 응력집중이 예상되는 원공 주위에서는 다른 부분에 비하여 미세한 크기의 요소로 조밀하게 분할하였다.

변위 경계조건으로서 대칭면에 위치한 절점에서는 대칭면에 수직인 방향의 이동변위성분과 대칭면에 평행한 방향의 회전변위성분을 구속하였으며, 시편이 지지되는 아래면에 위치한 지점은 수직변위를 구속하였다. 그리고 볼트와 시편의 원공사이의 접촉 해석을 위하여 볼트 표면을 강체면(rigid surface)으로 모델링하여 수직 아래 방향의 변위를 가하였다. 볼트의 가압에 의하여 시편에 작용하는 수직하중의 크기가 압축 특성 길이 시험에서 얻은 1246kg의 파괴하중에 도달하는 순간의 해석 결과를 얻었다.

특성길이를 구하기 위한 응력해석에서는 평직 적층복합재를 준등방성인 등가의 단일 단층으로 가정하여 해석하며, 해석에 필요한 $[(\pm 45)/(0/90)]_{2s}$ 적층판의 물성은 Table 2에 나타내었다.

유한요소해석에 의하여 1246kg의 압축하중에 대하여 시편에 발생하는 응력성분들을 구하였으며, 압축 특성 길이를 구하기 위해서 필요한 응력성분은 하중 작용 방향인 수직 방향의 응력성분이다. 원공 선단에서 시편의 선단 방향으로 향하는 지점들에서 수직 압축 응력을 추출하여 그 분포를 Fig. 12에 나타내었다. 결과에서 보는 바와 같이 응력집중으로 인하여 원공 선단에서 최대의 압축 응력이 발생하며 선단에서 벗어날수록 응력의 크기가 감소한다.

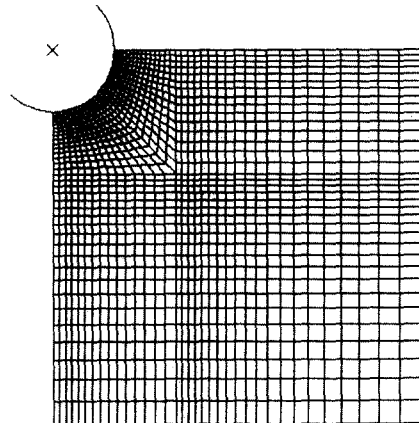


Fig. 11. Finite element model for compression

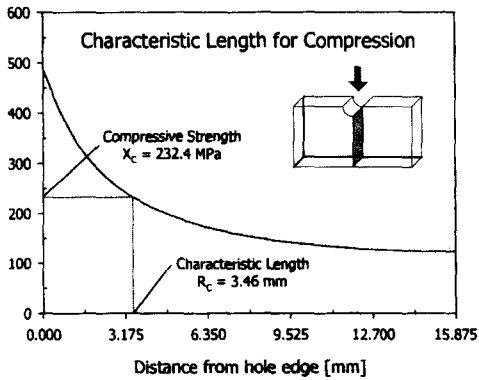


Fig. 12. Compressive stress and characteristic length for compression

각 지점에서의 응력값 가운데 적층판의 압축시험에서 구한 Table 2의 압축강도 232.4MPa과 일치하는 응력이 존재하며, 그 위치는 그림에 나타난 바와 같이 선단에서 3.46mm 위치한 지점이다. 따라서 이 지점을 원공이 존재하는 적층복합재의 압축파괴를 판정하는 평가 지점으로 정의하며, 선단에서의 거리가 압축 특성 길이이다.

4.3. 조인트 강도 해석

볼트 체결에 의한 복합재 조인트의 강도를 평가하기 위하여 조인트 강도 시험에 대하여 유한 요소 해석을 행하였다. 시편의 형상은 상하 대칭이므로 Fig. 13과 같이 1/2 영역만 모델링하였다. 응력의 집중이 예상되는 원공 주위에서는 다른 부분에 비하여 미세한 크기의 요소로 조밀하게 분할하였으며, 원공 주위에서는 인장과 압축 특성 길이 해석의 모델링과 동일한 크기의 요소로 분할하였다.

변위 경계조건으로서 상하 대칭면에 위치한 절점은 대칭면에 수직한 이동 변위성분과 대칭면에 평행한 방향의 회전 변위 성분들을 구속하였다. 시편의 탭부분인 우측단에 위치한 절점은 모든 변위 성분을 구속하였다. 그리고 볼트와 시편의 원공사이의 접촉 해석을 위하여 볼트 표면을 강체면(rigid surface)으로 모델링하여 좌측 방향의 변위를 가하였다.

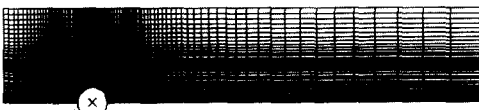


Fig. 13. Finite element model for joint strength

$[(\pm 45)/(0/90)]_{2S}$ 의 적층판을 구성하고 있는 각 플라이에서 발생하는 응력들을 구하기 위하여 Table 1의 단층 기준 물성치를 사용하여 해석하였다.

복합재 조인트가 파괴되는 하중을 구하기 위해서는 각 플라이에 대하여 응력성분들의 크기를 구하고 파괴판정식의 파괴지수를 계산하여 파괴 평가 지점인 특성곡선상에 있는 지점에서 그 파괴지수가 임계치 1에 도달하는 작용하중의 크기를 구하여야 한다. 이를 위하여 해석에서는 시편에 접촉하중을 일으키는 볼트의 변위를 단계적으로 증가시키면서 시편에 작용하는 하중의 크기와 특성곡선상에서 파괴지수를 검토하였다.

해석 결과 Tsai-Wu의 파괴 판정식을 적용하였을 때 특성 곡선상에서 임계치 1에 최초로 도달한 하중의 크기는 1320.1kg이었다. 이 작용하중에서 (0/90) 플라이와 (± 45) 플라이의 파괴지수 분포를 Fig. 14와 Fig. 15에 각각 나타내었다.

특성곡선상에 있는 지점의 Tsai-Wu의 파괴지수 값은 (0/90) 플라이에서는 파괴가 발생하는 임계치

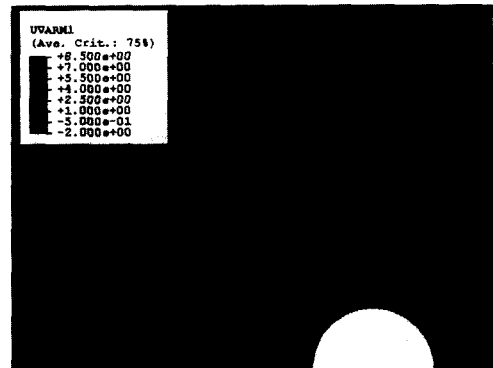


Fig. 14. Tsai-Wu's failure index of (± 45) ply

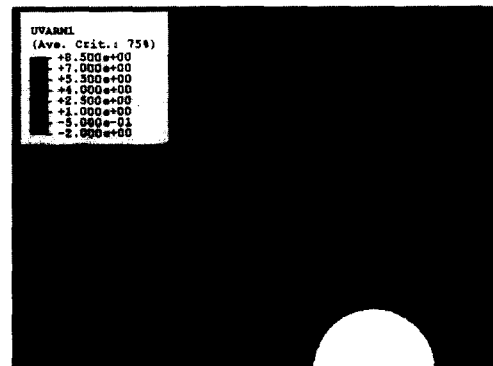


Fig. 15. Tsai-Wu's failure index of (0/90) ply

1보다 작게 나타났으나, (±45) 플라이에서는 임계치 1에 도달하였음을 알 수 있다. 따라서 복합재 조인트는 1320.1kg의 하중에 의하여 파괴된다고 판정하고 조인트 강도는 424.7MPa이다. 그리고 파괴가 판정된 (±45) 플라이에서 파괴지수가 임계치 1에 도달한 지점은 0°의 방향에서 발생하였으며, 이로부터 복합재 조인트가 파괴되는 형태는 베어링모드의 파괴이다.

그리고 Yamada-Sun의 파괴 판정식을 적용하였을 때 특성 곡선상에서 임계치 1에 최초로 도달한 하중의 크기는 1436.8 kg이었다. 이 작용하중에서 (0/90) 플라이와 (±45) 플라이의 파괴지수 분포를 Fig. 16과 Fig. 17에 각각 나타내었다.

특선곡선상에 있는 지점의 Tsai-Wu의 파괴지수 값은 (0/90) 플라이에서는 파괴가 발생하는 임계치 1보다 작게 나타났으나, (±45) 플라이에서는 임계치 1에 도달하였음을 알 수 있다. 따라서 복합재 조인트는 1436.8kg의 하중에 의하여 파괴된다고 판정하고 조인트 강도는 462.3MPa이다. 그리고 파괴가 판

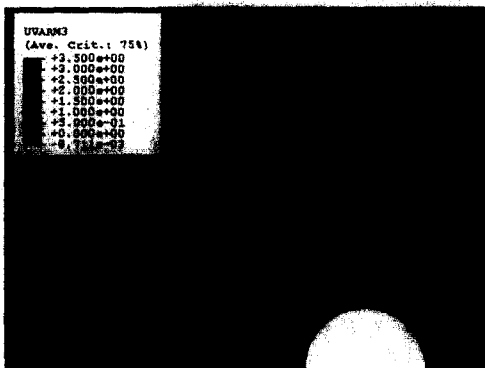


Fig. 16. Yamada-Sun's failure index of (±45) ply

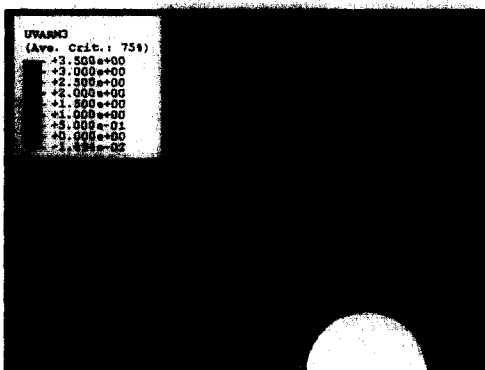


Fig. 17. Yamada-Sun's failure index of (0/90) ply

정된 (±45) 플라이에서 파괴지수가 임계치 1에 도달한 지점은 0°의 방향에서 발생하였으며, 이로부터 복합재 조인트가 파괴되는 형태는 베어링모드의 파괴이다.

이상의 해석 결과에서 보는 바와 같이 특성길이를 이용한 조인트의 예측 강도값은 실험값보다 다소 높게 평가되었으며, Tsai-Wu의 파괴판정식을 적용한 예측 강도값은 실험치보다 21.3% 높게 평가되었으며, Yamada-Sun의 파괴판정식을 적용한 예측 강도값은 32.1% 높게 평가되었다.

일방향 섬유강화 복합재 조인트에 대한 타 연구에서는 섬유 방향을 따라 발생하는 전단 파괴를 고려하여 섬유의 수직방향에 대한 파괴를 무시한 Yamada-Sun의 파괴판정식이 주로 적용되었다. 그러나 본 연구의 조인트는 평직 복합재로서 파괴되는 형태가 달라지기 때문에 여러 가지 파괴 형태가 포함된 Tsai-Wu의 파괴판정식을 적용하여 해석하였다. 그 결과 본 연구의 평직 복합재 조인트에서는 Yamada-Sun의 판정식보다는 Tsai-Wu의 판정식을 적용한 예측 강도값이 실험치와의 비교에서 오차가 작게 나타났다.

본 연구에서의 복합재 조인트의 예측 강도값은 실험치에 비해 다소 큰 오차가 발생하였다. 이의 원인으로는 조인트가 베어링 형태의 파괴가 발생하면서 원공 주위에서 압축에 의한 층간분리의 파괴가 크게 발생하였으나, 해석에서는 층간분리 파괴를 고려하지 못하였기 때문인 것으로 판단된다. 이와 같은 문제를 해결하기 위해서는, 복합재의 두께 방향의 응력을 구하기 위한 3차원 응력해석과 층간분리 파괴를 판정할 수 있는 적합한 파괴판정식을 적용하면 복합재 조인트의 강도를 더욱 더 정확하게 평가할 수 있을 것으로 생각된다.

5. 결론

본 논문에서는 볼트에 의한 기계적 체결로 인하여 응력 집중 현상이 발생하는 평직 유리/에폭시 적층복합재의 조인트 강도를 평가하기 위한 연구를 수행하였다. 실험과 수치 해석을 연계한 특성 길이 방법을 이용하여 복합재의 조인트 강도를 평가할 수 있었으며, 다음과 같은 결론을 얻었다.

해석으로부터 예측한 조인트 강도값은 실험값보다 다소 높게 나타났으며, 본 연구의 범위내에서는 Yamada-Sun의 판정식보다 Tsai-Wu의 판정식을 적

용한 예측 강도값이 실험값과의 비교에서 오차가 작게 나타났다. 해석으로부터 구한 조인트의 파괴 모드는 실험에서 발생한 베어링 형태의 파괴 모드를 정확하게 예측하였다.

실험값에 더 근접하는 조인트 강도 결과를 얻기 위해서는 복합재의 층간분리 파괴를 판정하기 위한 적절한 파괴판정식의 적용과 3차원 수치 해석이 필요하다고 판단된다.

참고문헌

- 1) J. J. Reinhart (Eds), "Composite", Vol. 1, ASM International, pp. 479~495, 1987.
- 2) J. R. Vinson and R. L. Sierakowshi, "The Behavior of Structure Composed of Composite Materials", Martinus Nijhoff Publishers, 1987.
- 3) F. K. Chang, R. A. Scott and G. S. Springer, "Failure Strength of Nonlinearly Elastic Composite Laminates Containing a Pin Loaded Hole", J. of Composite Materials, Vol. 18, pp. 464~477, 1984.
- 4) H. Hamada, Z. Maekawa and K. Haruna, "Strength Prediction of Mechanically Fastened Qusai-Isotropic Carbon/Epoxy Joints", J. of Composite Materials, Vol. 30, No. 14, pp. 1596~1612, 1996.
- 5) J. M. Whitney and R. J. Nuismer, "Stress Fracture Criteria for Laminated Composites Containing Stress Concentrations", J. of Composite Materials, Vol. 9, pp. 253~265, 1974.
- 6) F. K. Chang, R. A. Scott and G. S. Springer, "Strength of Mechanically Fastened Composite Joints", J. of Composite Materials, Vol. 16, pp. 470~493, 1982.
- 7) S. W. Tsai and E. M. Wu, "A General Theory of Strength for Anisotropic Materials", J. of Composite Materials, Vol. 5, pp. 58~80, 1971.
- 8) C. T. Sun and S. E. Yamada, "Strength Distribution of a Unidirectional Fiber Composite", J. of Composite Materials, Vol. 12, pp. 169~176, 1978.
- 9) S. E. Yamada and C. T. Sun, "Analysis of Laminate Strength and Its Distribution", J. of Composite Materials, Vol. 12, pp. 275~284, 1978.
- 10) ABAQUS/Standard version 5.8, "Theory and User's Manual", HKS. Inc, 1998.